

各種金属材料の片振り/両振り疲労における繰返し応力-歪曲線を用いた疲労寿命の支配因子の検討

小森有祐美^{1,*1} 渡部絵梨子^{1,*2} 戸田 桃子¹
北澤 留弥^{1,2,3} 吉田 誠⁴ 堀部 進^{1,*3}

¹早稲田大学大学院創造理工学研究科総合機械工学専攻

²独立行政法人日本学術振興会

³独立行政法人宇宙航空研究開発機構

⁴早稲田大学各務記念材料技術研究所

J. Japan Inst. Met. Mater. Vol. 77, No. 8 (2013), pp. 295–299
© 2013 The Japan Institute of Metals and Materials

Investigation of the Dominating Mechanism of Fatigue Life for Various Alloys with CSSC on $R=0$ and -1

Ayumi Komori^{1,*1}, Eriko Watanabe^{1,*2}, Momoko Toda¹,
Rumi Kitazawa^{1,2,3}, Makoto Yoshida⁴ and Susumu Horibe^{1,*3}

¹Department of Modern Mechanical Engineering, Graduate School of Creative Science and Engineering, Waseda University, Tokyo 169-0072

²Japan Society for the Promotion of Science, Tokyo 102-0083

³Japan Aerospace Exploration Agency, Sagamihara 252-5210

⁴Kagami Memorial Research Institute for Materials Science and Technology, Waseda University, Tokyo 169-0051

Most studies on CSSC (cyclic stress-strain curve) have been conducted in the condition of the stress ratio $R = -1$. There are few reports on the effect of mean stress on CSSC. In this study, the stress-controlled fatigue tests under $R=0$ and -1 were performed on JIS S25C (AISI 1020), IF steel, A2024-T6, A6061-T6 and Ti-6Al-4V alloys. CSSCs of $R=0$ and -1 were compared. Creep strain (ratcheting strain) was also measured to investigate dominating mechanism of fatigue life of these alloys. It was found that the effect of mean stress on CSSC was different with each alloy. The dominating mechanism of JIS S25C and IF steel was creep strain. However, the dominating mechanism of A2024-T6 and A6061-T6 was plastic strain amplitude. The dominating mechanism of Ti-6Al-4V alloy was both creep strain and plastic strain amplitude. Thus, fatigue life reduction caused by mean stress in Ti-6Al-4V alloy was remarkably occurred than the other alloys. [doi:10.2320/jinstmet.J2013010]

(Received February 21, 2013; Accepted April 23, 2013; Published August 1, 2013)

Keywords: cyclic stress-strain curve, cyclic-creep, fatigue, mean stress, carbon steel, IF steel, A2024-T6, A6061-T6, Ti-6Al-4V

1. 緒 言

飽和状態まで応力または歪の繰返しを受けた材料の応力-歪関係を示す CSSC (繰返し応力-歪曲線) は、繰返し変形を受ける材料の力学特性を評価する上で重要であり¹⁻³⁾、様々な材料で研究が行われている。A. Mohamed ら⁴⁾ は多結晶純 A2024 を用いて全歪制御で CSSC を作成し、人工時効温度によって CSSC の形状は異なると報告している。Chang ら⁵⁾ は多結晶 IF 鋼の CSSC を作成し、CSSC と TEM 観察結果を対応づけている。しかしながら、従来両振り条件下に注目したものばかりである。

平均応力を持つ条件下での CSSC の報告は少ない。V. Kilman ら⁶⁾ は、低炭素鋼の CSSC を作成し、CSSC における平均歪、平均応力の影響を調査した。その結果、応力制御試験で作成した CSSC は平均応力に影響されるが、歪制御試験で作成した CSSC は平均歪に影響されず、また周波数 (10Hz まで) にも影響されないと報告している。これは歪制御で繰返されると平均応力は比較的すぐに緩和するためであると考察している。P. Lukas ら⁷⁾ は多結晶銅の CSSC を作成し、高サイクル寿命に及ぼす平均応力の影響を調査した結果によると、低サイクル領域ではクリープと延性破壊、高サイクル領域では疲労が支配的なメカニズムであったと述べている。また、高サイクル領域では平均応力は CSSC と Coffin-Manson 曲線の両方に影響すると報告している。これまでに、平均応力を持つ条件下の研究は一部の材料でしか行われておらず、低サイクル寿命域での CSSC における平均応力の影響に関する研究はほとんど行われていない。

*1 早稲田大学大学院生 (Graduate Student, Waseda University)

*2 早稲田大学大学院生、現在：(株)IHI (Graduate Student, Waseda University, Present address: IHI Corp.)

*3 2012 年逝去 (Passed away in 2012)

実環境下においてはゼロでない平均応力を伴う場合が多いため、平均応力を持つ条件下での CSSC の解明は重要である。よって本研究では、結晶構造の違いという観点から、bcc, fcc, hcp 構造の代表的な材料を選定し、片振り/両振り応力下で疲労試験を行い、得られた片振り CSSC の位置を両振りと比較することによって、CSSC と疲労寿命との関係性について解明する。CSSC において同一の応力振幅で片振りが両振りよりも塑性歪振幅が大きいとき、片振りの疲労損傷は相対的に塑性歪振幅による損傷が大きいといえる。しかし、片振りはクリープ(ratcheting とも表現される)の影響も考慮すべきと考えられるため⁷⁾、同時にクリープも測定し、疲労寿命に及ぼす支配因子を検討する。

2. 実験方法

供試材には、JIS S25C(以下 S25C)、IF 鋼、A2024-T6 合金、A6061-T6 合金および Ti-6Al-4V 合金を用いた。化学組成を Table 1(a)~(e)に示す。S25C は 1123 K で 2.7 ks 保持後炉冷し、フェライト+パーライト組織を得た。IF 鋼は 1073 K で 1.8 ks 保持後炉冷し、フェライト組織を得た。A2024-T6 合金は 773 K で溶体化処理後、463 K で 43.2 ks 時効処理を施した。A6061-T6 は 803 K で溶体化処理後、444 K で 28.8 ks 人工時効を実施した。Ti-6Al-4V 合金は 1223 K で 3.6 ks 保持後空冷、1023 K で 7.2 ks 保持後空冷の焼鈍を施した。疲労試験片は Fig. 1 に示すような平滑丸棒試験片を用いた。また、試験前にエメリー紙を用いて #1500 まで長手方向に研磨した。各供試材の機械的特性を Table 2 に示す。

疲労試験は大気環境中常温にてコンピュータ制御された Instron8501 hydraulic testing machine を用いて、荷重制御下で、応力比が $R=0$ 、 -1 の完全片振り、完全両振りで行い、負荷波形は正弦波、繰返し周波数は 10 Hz で行った。

Table 1 Chemical compositions of the materials tested (mass%).

(a) S25C	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	
	0.22	0.19	0.4	0.021	0.017	0.04	0.04	0.06	
(b) IF steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	
	0.003	0.002	0.018	0.009	0.004	0.001	0.0002	0.0054	
	Mo	V	Ti	B	Al	O	N		
	0.001	0.003	0.05	0.0002	0.0041	0.0018	0.0025		
(c) A2024-T6	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
	0.12	0.24	4.4	0.65	1.6	0.02	0.02	0.02	Bal.
(d) A6061-T6	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
	0.60	0.70	0.30	0.15	1.0	0.20	0.25	0.15	Bal.
(e) Ti-6Al-4V	Al	V	H	O	N	C	Fe	Y	Ti
	6.3	4.22	0.0016	0.18	0.004	0.015	0.26	0.001	Bal.

ただし、Ti-6Al-4V 合金は U.T.S. が高いため、試験機の負荷を考慮し、周波数は 2 Hz とした。また、周波数の違いは CSSC に現れないことが分かっている⁶⁾。そして、両振りの数条件に関しては、(株)鷺宮製作所製の変動荷重下力学特性評価装置において塑性歪制御下で行った。負荷波形は三角波、歪速度は $5.0 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ で行った。それぞれ、歪測定には伸び計を使用した。試験は破断するまで行い、 1×10^6 サイクルに達しても破断しなかった場合はそこで終了とした。片振り条件下におけるヒステリシスループの形状は Fig. 2 に示す。

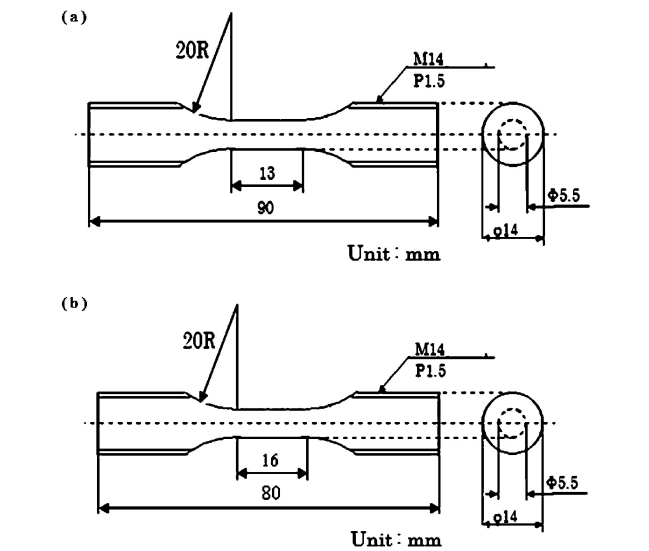


Fig. 1 Dimensions of test specimens. (a) S25C, IF steel, A2024-T6 and A6061-T6, (b) Ti-6Al-4V alloy.

Table 2 Mechanical properties.			
Alloy	Tensile strength, σ_B /MPa	L.Y.P. or 0.2% proof stress, $\sigma_{0.2}$ /MPa	Elongation, δ (%)
S25C	473	300	49
IFsteel	271	123	86
A2024-T6	472	416	21
A6061-T6	332	291	33
Ti-6Al-4V	973	895	33

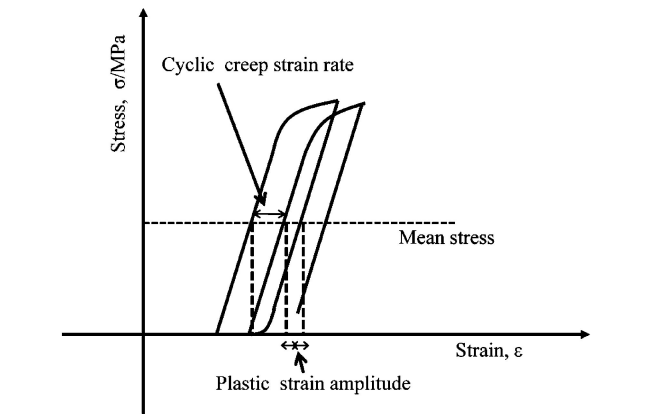


Fig. 2 Definition of cyclic creep strain rate, plastic strain amplitude and mean stress in successive hysteresis loops.

3. 結果および考察

3.1 S-N 曲線

各合金における応力振幅 σ_a と破断繰返し数 N_f との関係 (S-N 曲線) を Fig. 3 に示す. どの合金も同一の破断サイクル数において応力振幅が両振りよりも片振りの方が小さいことから, 両振りより片振りの方が損傷が大きいことが分かる. これを定量的に比較するため, 全合金において破断繰返し数 1×10^5 のときの両振りの応力振幅に対する片振りの応力振幅の割合をそれぞれ求めた. その結果を Fig. 4 に示す. これより, どの合金も同じ破断サイクル数のとき, 両振りの応力振幅を基準とした時の片振りの応力振幅の割合が小さいことから, 片振りの疲労寿命が低下していることが分かる. また, Ti-6Al-4V 合金はこの割合が一番低いため, 他の合金に比べて両振りに対する片振りの疲労寿命の低下が顕著であることが分かる.

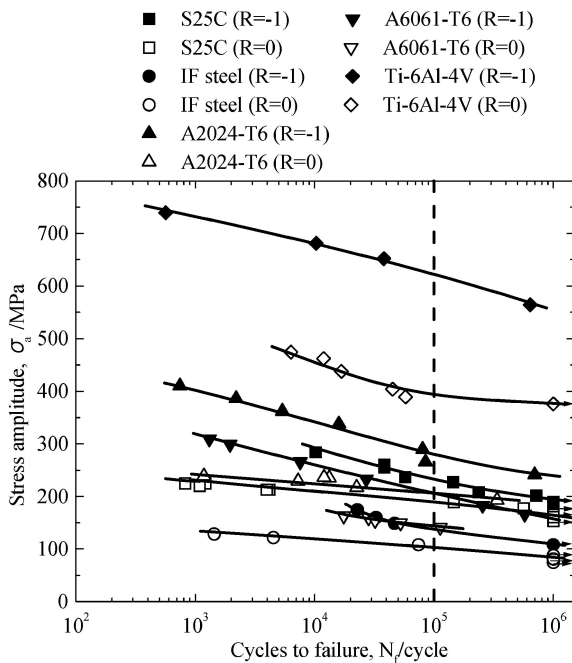


Fig. 3 S-N curves of tested alloys.

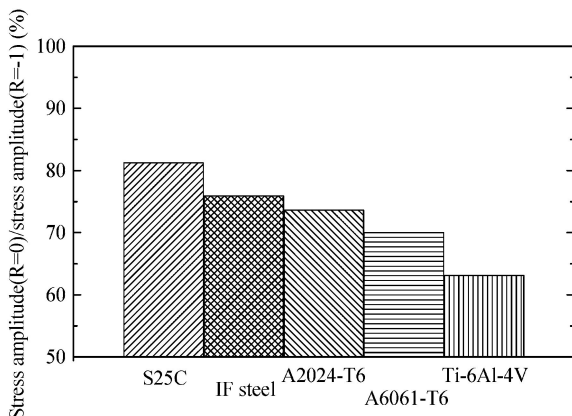


Fig. 4 Stress amplitude ($R=0$)/stress amplitude ($R=-1$) of $N_f = 1 \times 10^5$ cycles for tested alloys.

3.2 CSSC

各合金の CSSC を Fig. 5 に示す. 試験片が飽和状態に達する前に破断した場合は破断繰返し数の $1/2$ の値を採用した. また, 片振り ($R=0$) の場合は, クリープによって試験片の断面積減少を生ずる. このため, Fig. 5 での応力振幅の値は, ヒステリシスループの弾性率をそれぞれ一致させ, 傾きを統一させたときの値とした.

Fig. 5(a) より, S25C の CSSC は低応力レベルにおいて同一の応力振幅では両振りよりも片振りの塑性歪振幅が大きい, 約 200 MPa 以上では反転しており, 同一の応力振幅では両振りよりも片振りの塑性歪振幅が小さい. このため, 低応力レベルでは片振り疲労損傷が大きい, 応力振幅が約 200 MPa 以上では片振り疲労損傷が小さいといえる. また, Fig. 5(b) より, IF 鋼の CSSC は S25C の応力振幅が約 200 MPa 以上の場合と同様に同一の応力振幅では両振りよりも片振りの塑性歪振幅が小さいため, 片振り疲労損傷が小さいといえる. 以上より, S25C の低応力レベルでは片振り疲労損傷が大きい, S25C の応力振幅が約 200 MPa 以上の場合と IF 鋼は片振り疲労損傷が小さいといえる.

これに対して, Fig. 5(c) より, A2024-T6 の CSSC は S25C と IF 鋼に比べて両振り曲線と片振り曲線にあまり差がみられないため, 平均応力の影響が小さいことが分かる. また, IF 鋼の CSSC では同一の応力振幅では両振りよりも片振りの塑性歪振幅が小さかったが, A2024-T6 では同一の応力振幅では両振りよりも片振りの塑性歪振幅が大きく, CSSC の位置関係が逆転しているという違いが出ている. このため, A2024-T6 は片振り疲労損傷が大きいといえる. また, Fig. 5(d) より, A6061-T6 の CSSC は A2024-T6 と同様に, 平均応力の影響が小さく, また, 片振りの高応力レベルでは同一の応力振幅では両振りよりも片振りの塑性歪振幅が大きく, 片振り疲労損傷が大きいといえる.

Fig. 5(e) より, Ti-6Al-4V 合金の CSSC は A2024-T6 と A6061-T6 よりも同一の応力振幅のときにおける片振りの塑性歪振幅が両振りよりも約 1 桁大きい. このことから, Ti-6Al-4V 合金は A2024-T6 と A6061-T6 よりも片振り疲労損傷が大きいことが分かる.

Fig. 5 の矢印で示したプロットは, 破断繰返し数が約 1×10^5 付近のプロットを示し, 以下ではこのプロットについて考察する. この矢印で示したプロットに関して, 各合金における両振りと片振りの塑性歪振幅の差はそれぞれ, S25C は約 8×10^{-4} , IF 鋼は約 9×10^{-4} , A2024-T6 は約 2×10^{-6} , A6061-T6 は約 1×10^{-5} , Ti-6Al-4V 合金は約 4×10^{-5} となった. これより, S25C と IF 鋼は, 他の合金よりも両振りと片振りの塑性歪振幅の差が大きいことが分かる. また, このとき両振りと片振りで応力振幅に差が見られないことから, はほぼ同じ寿命の時, 塑性歪振幅による損傷は片振りより両振りの方が大きいことが分かる. これに対して, A2024-T6 と A6061-T6 は両振りと片振りの塑性歪振幅の差が小さいことが分かる. また, 片振りと両振りの応力振幅の差もあまり見られないため, はほぼ同じ寿命の時, 両振りと片振りの塑性歪振幅による損傷はほとんど変わらないことが分かる.

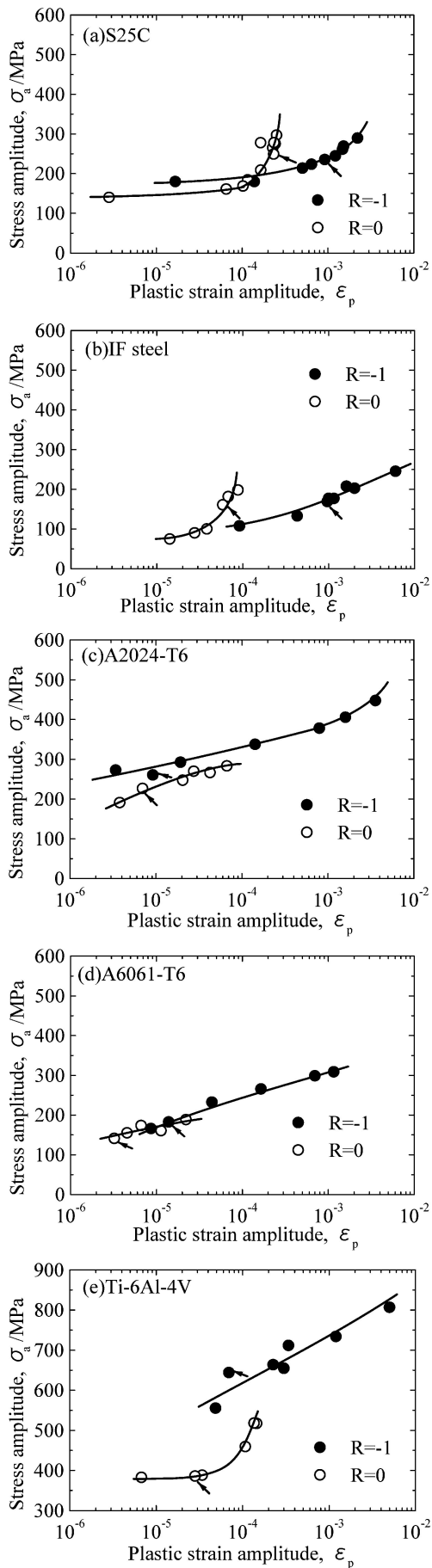


Fig. 5 Cyclic stress-strain curves for (a) S25C, (b) IF steel, (c) 2024-T6, (d) 6061-T6 and (e) Ti-6Al-4V alloy. Arrow mark: showing plots of approximately $N_f = 1 \times 10^5$ cycles.

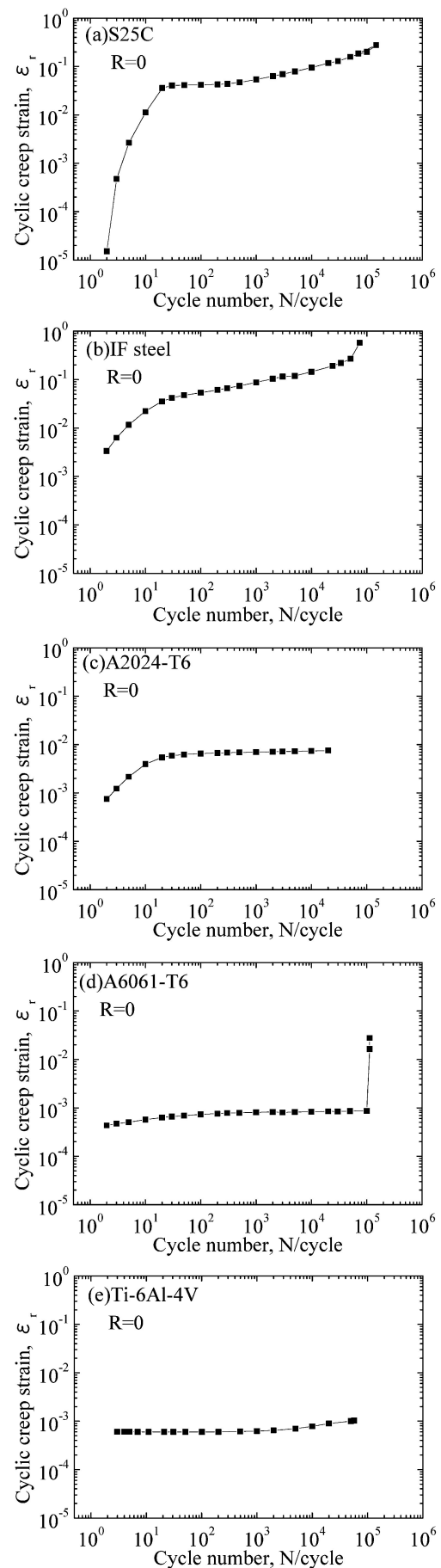


Fig. 6 Cyclic creep strain dependence on the number of cycles at $R=0$ (about $N_f = 1 \times 10^5$ cycles). (a) S25C, (b) IF steel, (c) A2024-T6, (d) A6061-T6 and (e) Ti-6Al-4V alloy.

Ti-6Al-4V 合金は両振りと片振りの塑性歪振幅の差がある程度あるものの、両振りと片振りとの応力振幅に大きな差があることが分かる。このことは、両振りよりも片振りの方が小さい応力振幅で、大きい塑性歪振幅が生じるということを示すため、片振りの疲労寿命には塑性歪振幅が顕著に影響を及ぼすことを示している。

3.3 クリープが疲労寿命に及ぼす影響

次に、片振り条件下でクリープが疲労寿命に及ぼす影響に関して検討するため、Fig. 5 の矢印で示したプロットにおける、繰返し数に伴う繰返しクリープ歪 ϵ_p の変化を Fig. 6 に示す。また、そのときの飽和状態における 1 サイクル分の塑性歪振幅 ($\epsilon_p \times 4$) と繰返しクリープ歪速度 ($\dot{\epsilon}_r$) を両振りと片振りで比較したものを Fig. 7 に示す。

Fig. 6(a), (b), (e) より、S25C と IF 鋼と Ti-6Al-4V 合金はある程度の定常クリープ速度が存在しているが、Fig. 6(c), (d) より A2024-T6 と A6061-T6 は定常クリープ速度がほぼゼロであることが分かる。Fig. 7 でも、S25C と IF 鋼と Ti-6Al-4V 合金は片振りにおいて繰返しクリープ歪速度があり、塑性歪振幅だけでなく、繰返しクリープ歪速度も片振りの疲労寿命に影響していることが明らかである。S25C と IF 鋼は 3.2 より、ほぼ同じ寿命の時、塑性歪振幅による損傷は片振りより両振りの方が大きいことが分かっており、塑性歪振幅よりもクリープ歪による損傷の方が大きいと考えられる。よって、S25C と IF 鋼の損傷はクリープ歪が支配していると推定される。これに対して、Ti-6Al-4V 合金は 3.2 より、片振りの疲労寿命に塑性歪振幅が大きく影響することが分かっており、クリープ歪と塑性歪振幅の両方が疲労寿命に影響していると考えられる。よって、Ti-6Al-4V 合金の損傷は塑性歪振幅とクリープ歪の両方が支配していると推定される。このため、他の合金よりも片振りにおける疲労寿命の低下が顕著であったと考えられる。一方、A2024-T6 と A6061-T6 は繰返しクリープ歪速度がほぼゼロで、3.2 より、ほぼ同じ寿命の時、両振りと片振りの塑性歪振幅による損傷はほとんど変わらないことが分かっている。このため、片振り条件下では塑性歪振幅のみ疲労寿命に影響することが分かる。よって、A2024-T6 と A6061-T6 の損傷は塑性歪振幅が支配していると推定される。

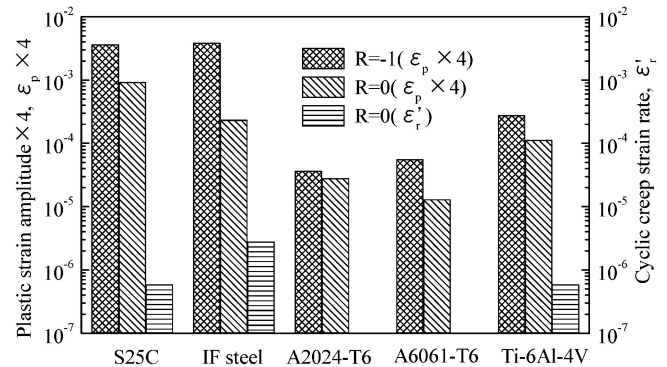


Fig. 7 Relationship between plastic strain amplitude ($R = -1$, 0) and cyclic creep strain rate ($R = 0$) in steady state for tested alloys (approximately $N_f = 1 \times 10^5$ cycles).

4. 結 言

S25C, IF 鋼, A2024-T6, A6061-T6 および Ti-6Al-4V 合金を用いて、片振り/両振り応力下での疲労試験から取得した CSSC と、片振り応力下での疲労試験から取得したクリープ歪から、各々の合金の疲労寿命の支配因子の影響を検討した。得られた結果を以下に示す。

- (1) S25C と IF 鋼の損傷はクリープ歪が支配していると推定される。
- (2) A2024-T6 と A6061-T6 の損傷は塑性歪振幅が支配していると推定される。
- (3) Ti-6Al-4V 合金の損傷は塑性歪振幅とクリープ歪の両方が支配していると推定される。このため、他の合金よりも片振りにおける疲労寿命の短縮が顕著であったと考えられる。

本研究は早稲田大学もの・こと・ひと研究所の支援によって行われました。関係各位に感謝の意を表します。

文 献

- 1) H. Mughrabi: Mater. Sci. Eng. **33**(1978) 207-223.
- 2) S. P. Bhat and C. Laird: Scr. Metall. **12**(1978) 687-692.
- 3) P. Lukáš, L. Kunz and J. Krejčí: Scr. Metall. Mater. **26**(1992) 1511-1516.
- 4) A. Mohamed, Y. El-Madhoun and M. N. Bassim: Journal of Materials Processing Technology **162-163**(2005) 362-366.
- 5) C.-C. Shih, N.-J. Ho and H.-L. Huang: Mater. Sci. Eng. A **517**(2009) 235-238.
- 6) V. Kliman and M. Bílý: Mater. Sci. Eng. **44**(1980) 73-79.
- 7) P. Lukáš and L. Kunz: Int. J. Fatigue **11** (1989) 55-58.